HAL
open science

Apports des modèles d'endommagement à l'échelle du pli pour l'optimisation du dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue

Damien Caous, Jean-Christophe Wahl, Christophe Bois, Thierry Palin-Luc, Julien Valette

To cite this version:

Damien Caous, Jean-Christophe Wahl, Christophe Bois, Thierry Palin-Luc, Julien Valette. Apports des modèles d'endommagement à l'échelle du pli pour l'optimisation du dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue. Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), Jun 2017, 77455 Champs-sur-Marne, France. hal-01621577

HAL Id: hal-01621577

https://hal.science/hal-01621577v1

Submitted on 23 Oct 2017

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Apports des modèles d'endommagement à l'échelle du pli pour l'optimisation du dimensionnement des pales d'éoliennes en fatigue

Ply scale fatigue damage model contribution to wind turbine blade design optimisation

Damien CAOUS[1,2], Jean-Christophe WAHL[3], Christophe BOIS[3], Thierry PALIN-LUC[2] et Julien VALETTE[1,3]

1 : Entreprise TENSYL
48 rue Jacques de Vaucanson, Pôle Arts&Métiers, 17180 Périgny
e-mail : damien.caous@tensyl.com, julien.valette@tensyl.com

2 : Arts et Métiers ParisTech, I2M CNRS,
I2M, Esplanade des Arts et Métiers, 33405 Talence
e-mail : thierry.palin-luc@ensam.eu

3 : Université de Bordeaux, I2M CNRS,
I2M, Site IUT, 15 rue Naudet, 33170 Gradignan
e-mail : jean-christophe.wahl@u-bordeaux.fr , christophe.bois@u-bordeaux.fr

Résumé

L'optimisation du dimensionnement en fatigue des structures en matériaux composites est aujourd'hui limité par les approches traditionnelles utilisées, dérivées des connaissances sur les métaux. D'autres approches décrivant les mécanismes d'endommagement des matériaux composites existent mais ne peuvent pas toujours s'appliquer à l'échelle de la structure en raison de leur complexité. Des hypothèses peuvent cependant être faites dans le cas de structures de types poutres pour appliquer ce type d'approche à l'échelle des sections. Dans ces conditions, cet article propose de comparer un modèle d'endommagement en fatigue basé sur la description de l'endommagement des stratifiés à l'échelle mésoscopique et l'approche normative pour dimensionner une section de pale d'éolienne. Il apparait alors, que les hypothèses prises par l'approche normative sont fortement conservatives et que le modèle d'endommagement donne de nombreuses informations utiles pour analyser la conception à l'échelle de la structure.

Abstract

Fatigue design optimization of structures made in composite materials is limited by the classical approaches used, derived from the knowledge on metallic material fatigue. Other approaches describing damage mechanisms of composites exist but cannot always be applied at the structure scale because of their complexity. However, assumption can be made in the case of beam structures to reduce the structural investigation at the section scale. With these assumptions this paper proposes to compare a progressive fatigue damage model written at the ply scale to the normative approach for the assessment of wind turbine blade section design. It is shown that the normative approach is very conservative and the progressive fatigue damage model gives very useful information to understand the damage propagation at the structure scale.

Mots Clés : Modèle d'endommagement, Fatigue, Pale d'éolienne
Keywords : Damage model, Fatigue, Wind turbine blade

1. Introduction

Aujourd'hui, l'éolien fait face au double enjeu d'augmenter encore la taille des turbines pour l'off-shore et de les rendre plus légères pour l'éolien terrestre, afin de s'adapter aux zones moins ventées. Le point bloquant, identifié pour optimiser le dimensionnement des pales et répondre à ces enjeux, concerne la précision de leur dimensionnement en fatigue.

Une pale d'éolienne est généralement dimensionnée pour 20 années de fonctionnement en rotation dans des champs de vents variables par nature. Ceci en fait des structures fortement soumises à la fatigue. Nous parlons de nombre de cycles de l'ordre de 10^8 qui fait de la fatigue à grande durée de

vie le critère dimensionnant [1]. Le choix du matériau constituant les pales doit offrir, en plus d'une résistance élevée à la fatigue, une masse faible qui a un impact direct sur les efforts, une raideur suffisante pour ne pas altérer les propriétés aérodynamiques de la turbine et un coût qui permette de rendre l'énergie éolienne compétitive. Tous ces éléments réunis font que les stratifiés non tissés (NCF) de fibres de verre et éventuellement localement de fibres de carbone avec des matrices polyester ou époxy se sont rapidement imposés pour les pales de moyenne et grande dimensions. Si les composites à fibres longues présentent une résistance élevée à la fatigue, aucune méthode de dimensionnement dédiée à ces matériaux n'est encore communément admise et l'approche normative actuellement utilisée dans le cadre de la certification des pales repose sur une transposition des connaissances existantes sur le comportement en fatigue des métaux [2]. Nous proposons dans ce travail une comparaison de l'approche normative avec un modèle d'endommagement en fatigue progressif écrit à l'échelle du pli.

2. Méthodes de calcul

2.1 Calcul des contraintes à l'échelle de la section

Le calcul des contraintes dans la pale est classiquement réalisé section par section en s'appuyant sur des hypothèses de comportement des structures poutres. Tout d'abord nous supposons que les sections de la pale restent planes et perpendiculaires à la fibre neutre (hypothèses d'Euler Bernoulli). Ceci nous permet de formuler une relation entre la déformation longitudinale ε_x des stratifiés de la section, sous sollicitation de traction et de flexion, et la déformation de la section exprimée sous la forme d'une déformation axiale *a* (en mm/mm) et d'une déformation de flexion (*b*, *c*) en (mm^{-1}) :

$$\varepsilon_x = a + b.x_B + c.y_B \qquad \text{(Eq. 1)}$$

où *x* est l'axe longitudinal du stratifié qui coïncide avec l'axe longitudinal de la pale z_B. x_B et y_B sont les coordonnées de l'élément de stratifié de la section dans le repère de la pale (x_B, y_B, z_B) (Fig. 1.a).
En supposant que les stratifiés sont soumis à un état de contraintes planes ($\sigma_z = 0$), membranaire (déformation constante dans l'épaisseur des stratifiés), et dans lequel $\sigma_y = 0$, on peut montrer pour une section formée de stratifiés équilibrés que son comportement de flexion–traction peut être mis sous la forme :

$$\begin{Bmatrix} F_{zB} \\ M_{yB} \\ M_{xB} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} <EA> & <Em_X> & <Em_Y> \\ -<Em_X> & -<EI_{YY}> & -<EI_{XY}> \\ <Em_Y> & <EI_{XY}> & <EI_{XX}> \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \\ c \end{Bmatrix} \qquad \text{(Eq. 2)}$$

où $<EA>$, $<Em_X>$, $<Em_Y>$, $<EI_{XX}>$, $<EI_{YY}>$ et $<EI_{XY}>$ sont les termes de la matrice de raideur de la section [3] .

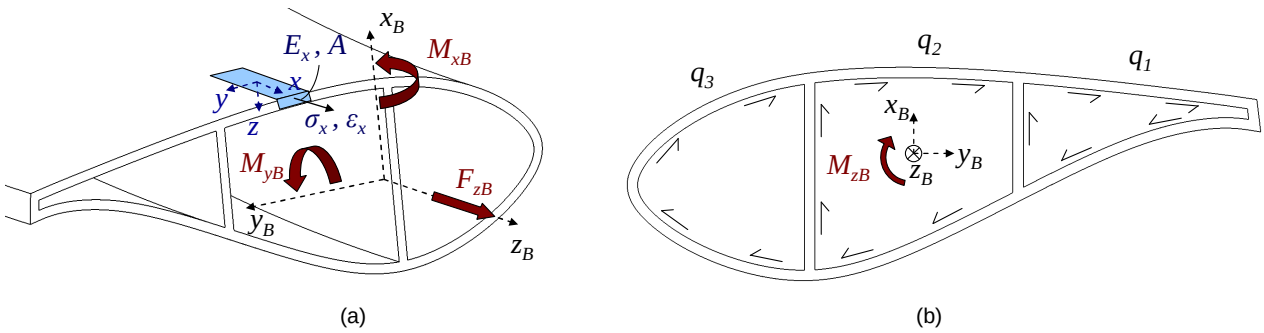

Fig. 1. (a) Repères et notations utilisées pour décrire une section de pale sollicitée en flexion et en traction
(b) Flux de cisaillement dans une section de pale d'éolienne composée de 3 cellules fermées

En négligeant les efforts tranchants, le flux de cisaillement de la section, formée de stratifiés équilibrés, est lié à la sollicitation en torsion de la pale (Fig. 1.b). En supposant que le flux de cisaillement q_i est constant dans chaque cellule de la section, ce qui peut être considéré pour des peaux composites minces, on peut montrer que le flux de cisaillement de chaque cellule est proportionnel à la rotation ψ (en rad/mm) de la section :

$$\underline{q} = 2\,\underline{\underline{\delta}}^{-1}\,\underline{\Omega}\,\psi \qquad \text{(Eq. 3)}$$

où $\underline{\Omega}$ est l'aire sectorielle de la section et $\underline{\underline{\delta}}$ est la matrice définie par les relations suivantes [4] :

$$\delta_{ii} = \oint_i \frac{ds}{Gh} \qquad et \qquad \delta_{ij} = \delta_{ji} = -\int_{i,j} \frac{ds}{Gh} \qquad \text{(Eq. 4)}$$

Finalement, par intégrale du flux de cisaillement sur la section, on obtient :

$$M_{zB} = 4\underline{\Omega}^T\,\underline{\underline{\delta}}^{-1}\,\underline{\Omega}\,\psi \qquad \text{(Eq. 5)}$$

Notons que lorsque les stratifiés de la section sont non équilibrés ou endommagés de manière non symétrique, le couplage entre le comportement longitudinal et de cisaillement des stratifiés entraine un couplage entre le comportement en traction-flexion et celui en torsion à l'échelle de la section. Ceci se manifeste par une relation de comportement comme suit :

$$\begin{Bmatrix} F_{zB} \\ M_{yB} \\ M_{xB} \\ M_{zB} \end{Bmatrix} = \underline{\underline{K}} \begin{Bmatrix} a \\ b \\ c \\ \psi \end{Bmatrix} \qquad \text{(Eq. 6)}$$

où les termes de couplage de la matrice de raideur $\underline{\underline{K}}$ sont non nuls.

Notons qu'avec ces hypothèses, l'état de déformation de chaque stratifié de la section est connu à partir de son comportement et du déplacement de la section (a,b,c,ψ). Ce dernier est connu pour un torseur d'efforts internes $\left(F_{zB}, M_{yB}, M_{xB}, M_{zB}\right)$ à l'échelle de la section. Les contraintes à l'échelle des plis ou des stratifiés de la section s'obtiennent ensuite à l'aide du comportement de chacun d'entre eux, à partir de leurs déformations.

2.2 Dimensionnement en fatigue selon l'approche normative

L'approche normative décrite dans ce paragraphe est basée sur les recommandations de l'organisme de certification DNV-GL [5]. Une représentation schématique de cette approche est donnée en Fig.2.a. Au préalable à l'analyse de la pale en fatigue, une séquence de chargement représentative de la sollicitation annuelle de la turbine doit avoir été définie par un calcul de charges. Ce calcul de charge est réalisé à l'aide d'une simulation dynamique de l'ensemble de la turbine sous des conditions de vent et de fonctionnement données par les organismes de certification. Les charges qui s'appliquent sur les pales ont différentes origines : pression aérodynamique du vent sur la surface extérieure, efforts de giration, gravité, efforts liés au contrôle commande de la turbine ; et génèrent un chargement multiaxial et non proportionnel à l'échelle de la structure [6]. Dès lors le comptage de cycles ne peut pas avoir lieu sur l'histoire du chargement mais doit être effectué à l'échelle du stratifié.

L'histoire des contraintes longitudinales est donc calculée à l'échelle des stratifiés de la section selon la méthode décrite ci-dessus. Un comptage de cycles est réalisé pour chaque élément de stratifié de la section à l'aide de la méthode Rainflow. Cette méthode identifie des cycles de contraintes d'amplitude constante, identifiés par leur contrainte moyenne $\sigma_x^{m,i}$ et leur amplitude $\sigma_x^{a,i}$, dans la séquence de chargement, ainsi que leur occurrence n^i sur la période considérée.

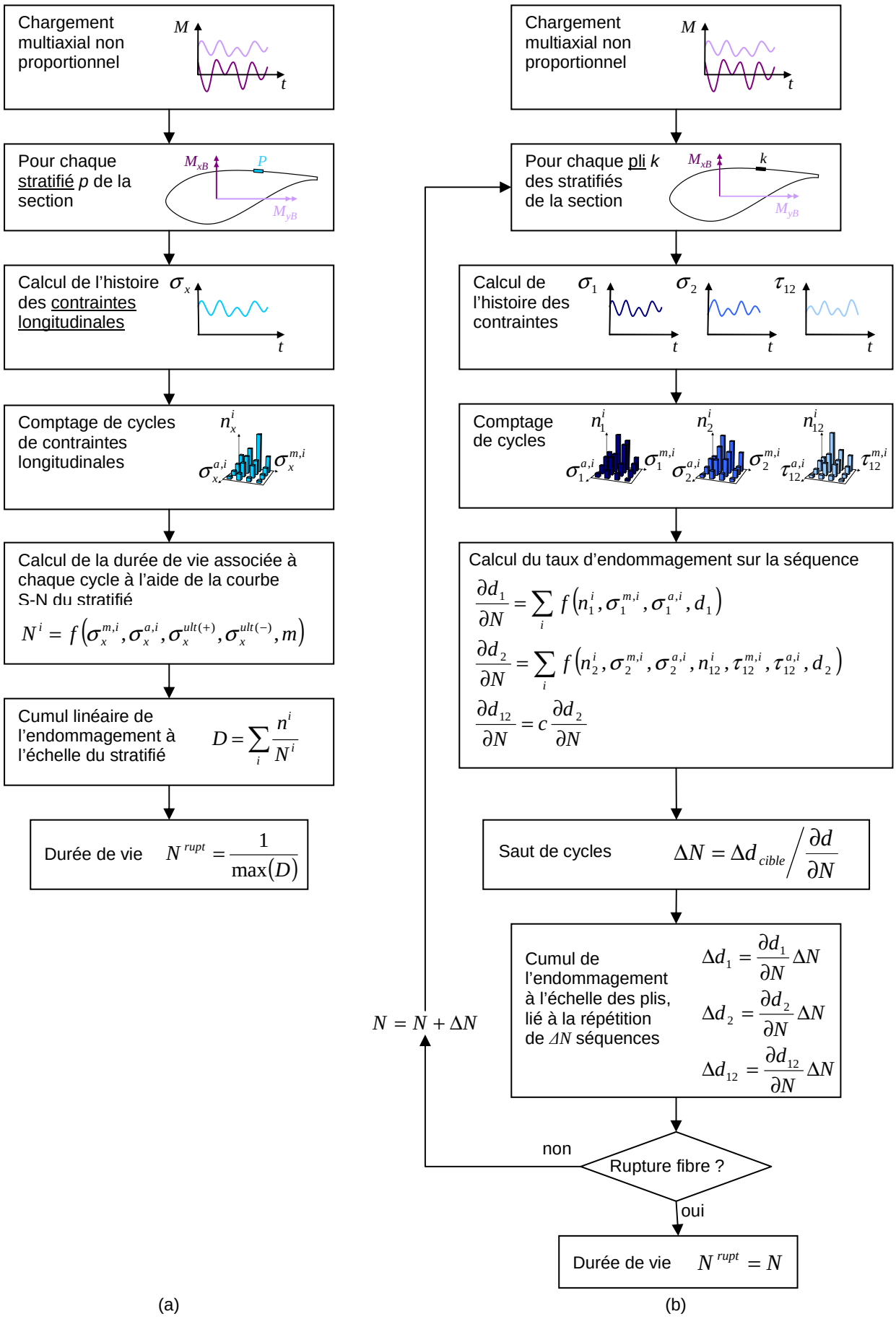

Fig. 2. Principe schématique (a) de l'approche normative linéaire, (b) du modèle d'endommagement progressif

A chaque cycle identifié par la méthode de comptage, une durée de vie N^i est associée à l'aide de la courbe S-N du stratifié. Cette courbe S-N est générée, pour le rapport de charge du cycle, à partir des contraintes de rupture en traction $\sigma_x^{ult(+)}$ et en compression $\sigma_x^{ult(-)}$ ainsi que d'un paramètre de pente *m* selon la relation suivante :

$$N^i = \left[\frac{\sigma_x^{ult(+)} + \left|\sigma_x^{ult(-)}\right| - \left|2.\sigma_x^{m,i} - \sigma_x^{ult(+)} + \left|\sigma_x^{ult(-)}\right|\right|}{2.\sigma_x^{a,i}} \right]^m \qquad \text{(Eq. 7)}$$

Il est alors important de comprendre que le paramètre de pente *m* est le même pour l'ensemble des stratifiés. De plus les contraintes à rupture sont calculées à l'aide de la théorie des stratifiés, avec les caractéristiques mécaniques du pli d'UD, sur le critère de rupture du premier pli.
Le cumul de l'endommagement à l'échelle du stratifié, sur l'ensemble des cycles identifiés par le comptage de cycle est réalisé de manière linéaire selon la règle de Miner :

$$D = \sum_i \frac{n^i}{N^i} \qquad \text{(Eq. 8)}$$

Une valeur d'endommagement $D = 1$ est associée à la rupture du stratifié. L'endommagement maximal $\max(D)$ sur les stratifiés de la section est retenu pour la séquence de chargement simulée. Le nombre de répétitions de la séquence avant rupture, ou la durée de vie de la pale si la séquence de chargement est représentative d'une année de fonctionnement est obtenue par :

$$N^{rupt} = \frac{1}{\max(D)} \qquad \text{(Eq. 9)}$$

3.2 Dimensionnement en fatigue à l'aide d'un modèle d'endommagement progressif

L'approche normative propose un calcul linéaire de l'endommagement. C'est-à-dire que l'endommagement est calculé pour une séquence de chargement, et en considérant que la répétition de cette séquence produit le même endommagement, la durée de vie est obtenue pour un endommagement $D = 1$.
Le dimensionnement en fatigue à l'aide d'un modèle d'endommagement progressif tient au contraire compte de l'endommagement lié aux séquences précédentes de chargement dans le calcul de l'endommagement de la séquence de chargement courante. Un calcul itératif est donc réalisé jusqu'à ce que la rupture d'un stratifié soit détectée (Fig. 2.b). L'approche retenue est de type saut de cycles (Fig. 3.).

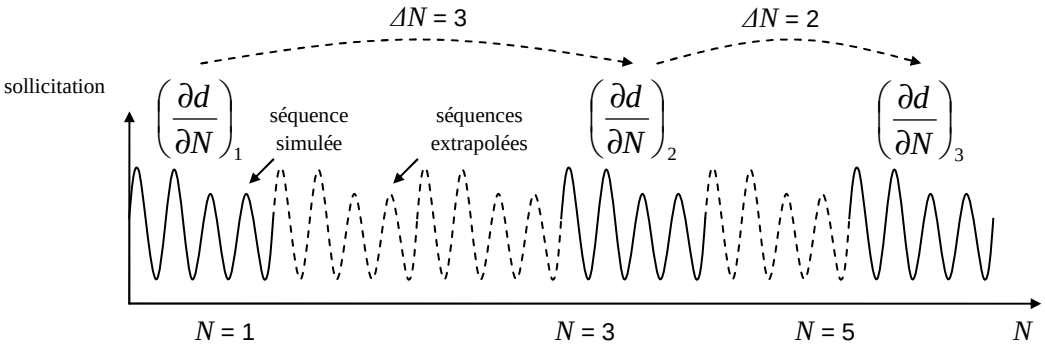

Fig. 3. Illustration du principe du saut de cycles [7]

Le modèle d'endommagement considéré [8]–[10] est formulé à l'échelle du pli et s'inspire des travaux de l'équipe de Christian Hochard [11]–[13]. Des variables d'endommagement internes (d_1, d_2, d_{12}) décrivent la perte de raideur sous chargement cumulé statique-fatigue dans chaque direction :

$$\begin{cases} E_1 = E_1^0(1-d_1) & \\ E_2 = E_2^0 & pour\ \sigma_2 < 0 \\ E_2 = E_2^0(1-d_2) & pour\ \sigma_2 \geq 0 \\ G_{12} = G_{12}^0(1-d_{12}) & \end{cases} \quad \text{(Eq. 10)}$$

où E_1, E_2, G_{12}, E_1^0, E_2^0 et G_{12}^0 désignent respectivement les modules actuels et initiaux dans les directions sens fibre, transverse dans le plan et de cisaillement. Une quatrième variable interne à l'échelle du pli permet de modéliser la déformation résiduelle de manière corrélée dans la direction transverse et de cisaillement.

L'évolution des pertes de raideur en fatigue est pilotée par l'amplitude et la force thermodynamique maximale associée à chaque variable d'endommagement :

$$\frac{\partial d_1}{\partial N} = a_1(1-d_1)^{\gamma_1}\left(Y_{d_1^f}\right)^{l_1}\left(\Delta Y_{d_1^f}\right)^{l_2} \quad \text{(Eq. 11)}$$

$$\frac{\partial d_2}{\partial N} = a_2(1-d_2)^{\gamma_2}\left(Y_{d_2^f}\right)^{m_1}\left(\Delta Y_{d_2^f}\right)^{m_2} + b_2(1-d_2)^{\gamma_2}\left(Y_{d_{12}^f}\right)^{n_1}\left(\Delta Y_{d_{12}^f}\right)^{n_2} \quad \text{(Eq. 12)}$$

$$\frac{\partial d_{12}}{\partial N} = c\frac{\partial d_2}{\partial N} \quad \text{(Eq. 13)}$$

où a_1, a_2, b_2, c, γ_1, γ_2, l_1, l_2, m_1, m_2, n_1 et n_2 sont des paramètres matériaux à identifier, N est le nombre de cycles, et $Y_{d_i^f}$ et $\Delta Y_{d_i^f}$ sont définies par les relations suivantes :

$$Y_{d_1^f} = \frac{\sigma_1^{\max\,2}}{2E_1^0(1-d_1)^2}\ ,\ Y_{d_2^f} = \frac{\left\langle \sigma_2^{\max} \right\rangle_+^2}{2E_2^0(1-d_2)^2} \text{ et } Y_{d_{12}^f} = \frac{\tau_{12}^{\max\,2}}{2G_{12}^0(1-d_{12})^2} \quad \text{(Eq. 14)}$$

$$\Delta Y_{d_1^f} = \frac{\left(\sigma_1^{\max} - \sigma_1^{\min}\right)^2}{2E_1^0(1-d_1)^2}\ ,\ \Delta Y_{d_2^f} = \frac{\left(\left\langle \sigma_2^{\max} \right\rangle_+ - \left\langle \sigma_2^{\min} \right\rangle_+\right)^2}{2E_2^0(1-d_2)^2} \text{ et } \Delta Y_{d_{12}^f} = \frac{\left(\tau_{12}^{\max} - \tau_{12}^{\min}\right)^2}{2G_{12}^0(1-d_{12})^2} \quad \text{(Eq. 15)}$$

La chute de la raideur sens fibre est très limitée sur une grande partie du chargement et devient rapide quelques cycles avant la rupture (Fig. 4.a) alors que la perte de raideur transverse et de cisaillement est progressive en fatigue (Fig. 4.b).

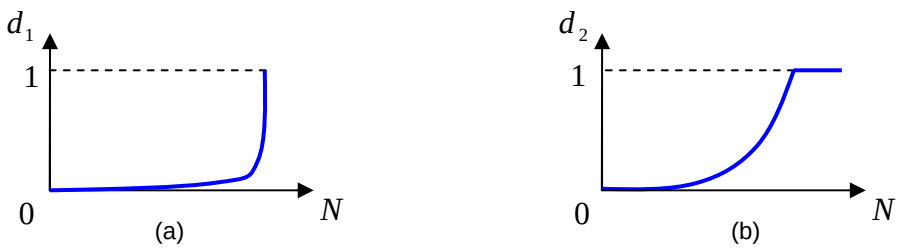

Fig. 4. Représentation des lois d'évolution, en fatigue, de l'endommagement (a) sens fibre, (b) matriciel

Pour chaque séquence de chargement, l'histoire de l'état de contraintes planes (σ_1, σ_2, τ_{12}) est calculée dans chaque pli des éléments de stratifiés de la section à l'aide des hypothèses faites au paragraphe 2.1 et en tenant compte de l'endommagement, lié aux précédentes séquences, de l'ensemble des stratifiés qui composent la section. Le comptage de cycles est réalisé sur les contraintes à l'échelle du pli, composante par composante, puis le taux d'endommagement, sens fibre d'une part et matriciel d'autre part, lié à la séquence est calculé à l'aide des équations (Eq. 11) à (Eq. 13) en sommant le taux d'endommagement de chaque cycle identifié par la méthode de comptage. Le taux d'endommagement matriciel est alors composé d'une combinaison linéaire d'un taux d'endommagement transverse et du taux d'endommagement de cisaillement (Eq. 12). Une fois le taux d'endommagement dans chaque direction de chaque pli de l'ensemble des éléments de

stratifiés de la section connu, l'endommagement est extrapolé sur ΔN séquences par saut de cycles. La valeur du saut de cycles ΔN est adapté au taux d'endommagement selon la méthode décrite par Van Paepegem [7]. Cette méthode consiste à fixé un incrément d'endommagement cible Δd_{cible} et à calculer le saut de cycle nécessaire pour atteindre cet endommagement dans chaque direction de chaque pli.

$$\Delta N = \Delta d_{cible} \Big/ \frac{\partial d}{\partial N} \qquad \text{(Eq. 16)}$$

Le saut de cycle final ΔN considéré pour la section complète est choisi en considérant le cumul de la densité de probabilité des sauts de cycles nécessaires pour atteindre Δd_{cible} dans chaque pli. L'incrément d'endommagement sur le saut de cycle est ensuite obtenu de manière explicite dans chaque pli des éléments de stratifiés de la section :

$$\Delta d_1 = \frac{\partial d_1}{\partial N}\Delta N \quad , \quad \Delta d_2 = \frac{\partial d_2}{\partial N}\Delta N \quad , \quad \Delta d_{12} = \frac{\partial d_{12}}{\partial N}\Delta N \qquad \text{(Eq. 17)}$$

Enfin, si une rupture sens fibre est détectée (dépendante pour chaque pli de la contrainte maximale sens fibre, de l'endommagement en fatigue sens fibre et de l'endommagement matriciel [10], [13]) la somme des sauts de cycles réalisés jusqu'ici nous donne le nombre de répétition de la séquence, ou la durée de vie si la séquence est représentative d'une année de fonctionnement de la structure. Sinon, une nouvelle itération est réalisée en calculant l'endommagement pour la même séquence mais en mettant à jour l'endommagement de la section. Cet endommagement a une influence sur la distribution des contraintes en raison de l'évolution des raideurs et donc sur l'évolution de l'endommagement au cours de la sollicitation de fatigue. Cet évolution de la raideur n'est cependant pas utilisée pour mettre à jour la séquence de chargement calculée lors du calcul de charges. Notons, qu'à tout moment du calcul, le cyclage peut être interrompu de manière à obtenir l'état d'endommagement de la section au bout d'une durée de fonctionnement choisie.

3. Comparaison des deux approches

3.1 Echelle du matériau

Nous avons précisé ci-dessus que le paramètre de pente *m* des courbes S-N utilisées pour l'approche normative était le même pour l'ensemble des stratifiés. Ce paramètre, identifié classiquement à l'aide de la courbe S-N d'un 0°, est généralement pris égal à 10. Une comparaison des courbes S-N à R = 0.1 est présentée en Fig. 5 pour un stratifié [0] verre-époxy et un stratifié [±45/0/±45]. Dans ce dernier stratifié, l'épaisseur des plis à 0° représente 23% de l'épaisseur totale. Les courbes S-N des deux approches sont comparées à des essais sur éprouvettes réalisées par infusion.

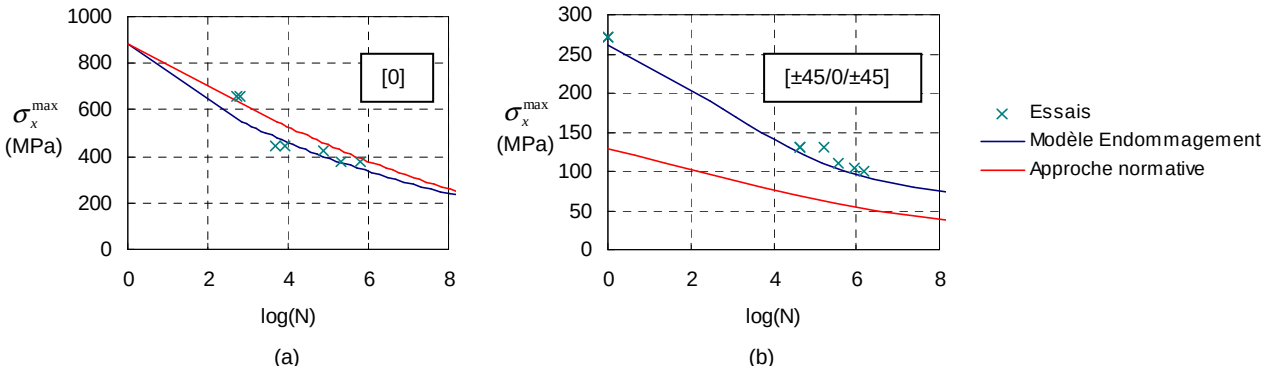

Fig. 5. Comparaisons des courbes S-N à R = 0.1 (a) d'un [0] à V_f = 50% et (b) d'un [±45/0/±45] à V_f = 40%

Nous constatons que le choix du paramètre m = 10 permet d'avoir une courbe S-N de l'approche normative à R = 0.1 proche des résultats d'essais pour le 0°. Concernant le stratifié [±45/0/±45], notons que la contrainte à rupture statique est largement sous évaluée. Ceci à cause du critère de

rupture premier pli qui prévoit une rupture des plis hors axe tôt dans le chargement. La courbe S-N du stratifié s'appuyant sur cette contrainte de rupture statique (Eq. 7) est donc également conservative.

3.2 Echelle de la structure

3.2.1 Cas considéré

Intéressons nous à l'endommagement par fatigue d'une pale de 23 m, induit par un tour de turbine dans des conditions normales de vent. La vitesse moyenne de vent considérée à hauteur du moyeu, z_{hub} = 46 m est égale à la vitesse moyenne normative pour une turbine de classe I : V_{hub} = 10 m/s. Dans ces conditions la turbine tourne à 23 tr/min et l'évolution des composantes du torseur d'efforts internes à 8.8 m d'envergure est donnée dans le repère de la pale (Fig. 1) en Fig. 6.

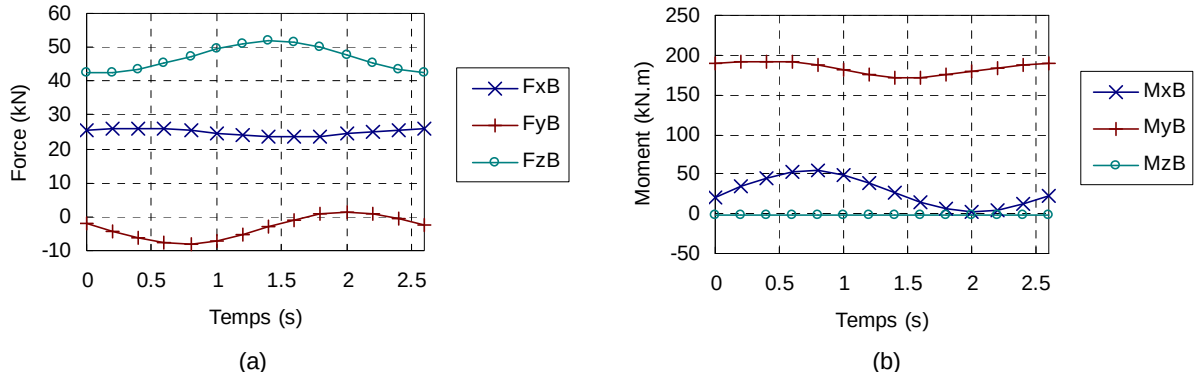

Fig. 6. (a) Efforts et (b) moments internes à 8.8 m d'envergure de la pale G1 pour un tour de turbine dans des conditions de vent normal pour V_{hub} = 10 m/s

Ce cas de chargement ne constitue pas un chargement critique de la pale et n'est pas représentatif du fonctionnement d'une turbine sur une année. Il permet néanmoins de confronter les deux approches sur un cas de fonctionnement simple.
La section de pale considérée est constituée de peaux composites à [±45] sur l'ensemble de la section. Des renforts à 0° sont introduits au niveau du bord d'attaque, du bord de fuite et de part et d'autre du profil dans la zone d'épaisseur maximale de manière à reprendre les sollicitations de flexion. Cette dernière zone est appelée spar-cap et constitue le raidisseur principal de la pale qui permet de reprendre les moments de flexion liés aux efforts aérodynamiques.

3.2.2 Comparaison de l'endommagement au bout de 20 ans

En considérant un fonctionnement en continu de la turbine dans ces conditions (8760 h/an) l'occurrence de ce cycle pour une année serait de 1.2 10^7. En faisant l'hypothèse que le chargement étudié avec cette occurrence de 1.2 10^7 cycles soit représentatif de la sollicitation annuelle de la section de pale, la comparaison de l'endommagement de la structure au bout de 20 années de fonctionnement prévu par les deux approches est donnée en Fig. 7.

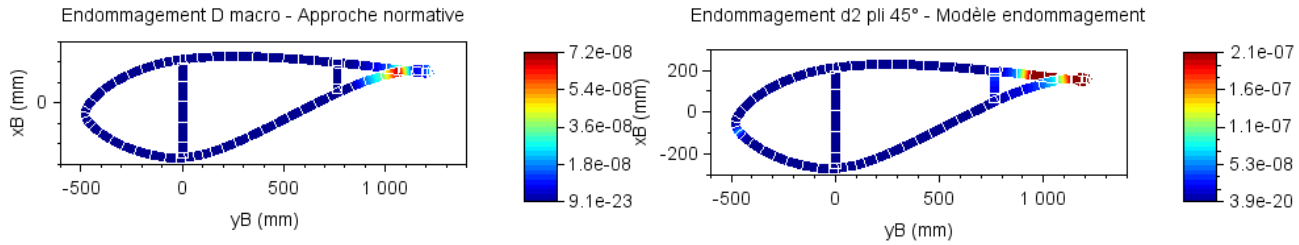

Fig. 7. Comparaison de l'endommagement prévu par (a) l'approche normative et (b) le modèle d'endommagement progressif au bout de 20 années de fonctionnement

L'endommagement comparé est l'endommagement macroscopique donné par la relation (Eq. 8) pour l'approche normative (Fig. 7.a) et l'endommagement matriciel d_2 du pli à 45° pour le modèle d'endommagement (Fig. 7.b). Les valeurs d'endommagement sont très faibles car le chargement est faible. A titre indicatif, la déformation longitudinale maximale calculée à l'échelle des éléments de stratifiés avec l'approche normative est de 0.12%.
Les deux approches donnent le bord de fuite comme zone de développement des premiers endommagements. L'amplitude des déformations est en effet maximale dans cette zone. L'approche normative prévoit néanmoins une initiation de l'endommagement sur l'intrados alors que le modèle d'endommagement progressif prévoit une initiation sur l'extrados. Vu les faibles valeurs de cet endommagement, leur comparaison n'aurait pas de sens. Rappelons néanmoins que l'endommagement macroscopique donné par l'approche normative n'a pas de sens physique alors que l'endommagement matriciel donné par le modèle d'endommagement peut quant à lui être mesuré, ce qui peut laisser entrevoir un monitoring de la pale en suivant l'évolution des modules élastiques dans le temps.

3.2.3 Comparaison des zones critiques, entrainant la ruine de la structure

L'approche normative, basée sur un calcul linéaire, ne fait pas de distinction entre la zone d'initiation de l'endommagement (Fig. 7) et la zone qui entraine la ruine de la structure. Le critère de rupture de l'approche normative est de type rupture du premier pli, et cette approche donne le bord de fuite comme zone critique qui définit la durée de vie.
Il est alors intéressant de constater que le modèle d'endommagement décrit des valeurs maximales d'endommagement matriciel dans cette zone pour un nombre de cycle semblable (Fig. 7). Le modèle d'endommagement progressif a cependant la faculté, grâce au calcul itératif de l'endommagement de la structure, contrairement à l'approche normative, de modéliser la progression de l'endommagement jusqu'au critère de ruine de la structure. Si le critère de ruine de la structure considéré est celui de la rupture sens fibres d'un pli d'UD (critère considéré pour l'arrêt du calcul), alors la zone critique qui définit la durée de vie de la structure est le spar-cap de l'intrados, et plus précisément, les plis à 0° du spar-cap (Fig. 8). A cet instant les plis à ±45° sont totalement endommagés dans la direction matricielle. Précisons toutefois que d'autres critères de détermination de la durée de vie sont possibles pour garantir le bon fonctionnement de la pale. Par exemple en perte de raideur, en perte de résistance résiduelle ou en déformation résiduelle qui donneraient probablement d'autres durées de vie et les zones critiques associées. Notons que ces critères peuvent être appliqués à l'échelle des stratifiés ou à l'échelle de la structure.

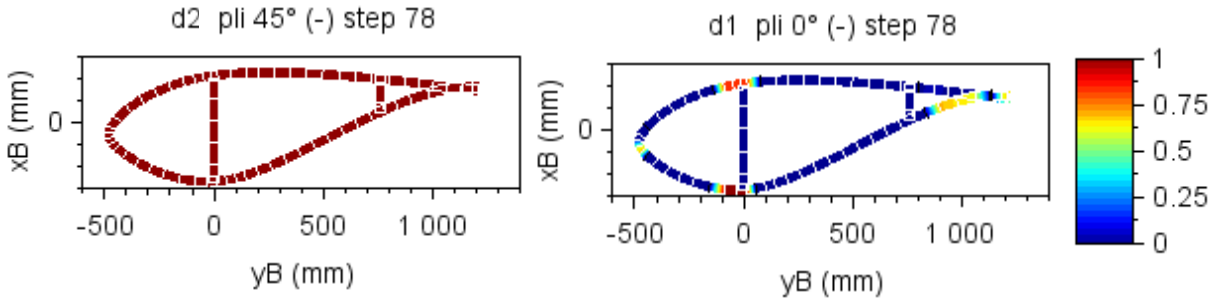

Fig. 8. Endommagement matriciel d_2 dans le pli à 45° et endommagement sens fibre dans le pli à 0° lors de la rupture sens fibre prévue par le modèle d'endommagement progressif

L'approche normative, donne une durée de vie de 3.3 10^{15} cycles, (soit 2.8 10^{8} années) alors que le modèle d'endommagement prévoit une rupture des plis à 0° du spar-cap au bout de 9.3 10^{20} cycles, (soit 7.8 10^{13} années). Il est clair que le cas de chargement étudié ne semble donc pas représentatif du fonctionnement d'une turbine et qu'un cas de fonctionnement plus représentatif mériterait d'être simulé.

4. Conclusion

Après leur présentation succincte, l'approche normative et un modèle d'endommagement en fatigue formulé à l'échelle du pli ont été comparés pour évaluer l'endommagement d'une section de pale sous un chargement cyclique. Il apparait que l'approche normative est fortement conservative. Ceci semble lié aux hypothèses prises pour générer les courbes S-N des stratifiés qui s'appuient sur la détermination de la contrainte de rupture du stratifié à partir des caractéristiques mécanique des plis par la théorie des stratifiés, sur un critère de rupture en contrainte maximale du premier pli. De plus, l'approche normative est linéaire. Elle donne donc la zone dans laquelle l'endommagement s'initie mais ne peut pas prévoir son évolution. Le modèle d'endommagement quant à lui décrit l'évolution de l'endommagement. Il identifie la zone dans laquelle l'endommagement s'initie, comme l'approche normative, et donne ensuite l'évolution de l'endommagement sur l'ensemble de la section jusqu'à la rupture sens fibre des plis d'UD. Ceci permet tout d'abord d'obtenir une durée de vie qui correspond à un mode de ruine de la structure plutôt qu'à un premier endommagement généralement non critique. Ensuite, les informations données par le modèle d'endommagement permettent de suivre l'état de santé de la structure au cours de sa phase de fonctionnement et d'anticiper les interventions de maintenance. En termes de perspectives notons que le cas étudié ne décrit pas le chargement de la section sur la phase complète de fonctionnement de la turbine et qu'un cas plus représentatif mériterait d'être simulé. Il permettrait notamment de montrer l'intérêt du modèle d'endommagement pour des séquences de chargement complexes. Précisons aussi que le modèle d'endommagement présenté a été identifié pour des durées de vie jusqu'à 10^7 cycles et que l'extrapolation pour les nombres de cycles constatés doit être validée.

Remerciements
La pale étudiée dans ce travail a été conçue par l'entreprise TENSYL dans le cadre du projet EFFIWIND financé par la Région Nouvelle Aquitaine et l'ADEME

Références

[1] J. F. Mandell, R. M. Reed, et D. D. Samborsky, « Fatigue of Fiberglass Wind Turbine Blade Materials », Sandia National Laboratories, United States, Sandia Report SAN92-7005, 1992.
[2] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe, et E. Bossanyi, *Wind Energy Handbook*, Second Edition. Wiley, 2011.
[3] R. M. Rivello, « Bending and Extension of Beams », in *Theory and Analysis of Flight Structures*, McGraw-Hill, 1969, p. 133‑177.
[4] L. Wang, X. Liu, L. Guo, N. Renevier, et M. Stables, « A mathematical model for calculating cross-sectional properties of modern wind turbine composite blades », *Renewable Energy*, vol. 64, p. 52‑60, avril 2014.
[5] Germanischer Lloyd, « Guideline for the certification of Wind Turbines », Germanischer Lloyd, 2010.
[6] D. Caous, C. Bois, J.C. Wahl, T. Palin-Luc, et J. Valette, « Analysis of multiaxial cyclic stress state in a wind turbine blade », présenté à 20th International Conference on Composite Materials (ICCM20), Copenhagen, Denmark, 2015.
[7] W. Van Paepegem, J. Degrieck, et P. De Baets, « Finite element approach for modelling fatigue damage in fibre-reinforced composite materials », *Composites Part B: Engineering*, vol. 32, n° 7, p. 575‑588, oct. 2001.
[8] D. Caous, C. Bois, J.C. Wahl, T. Palin-Luc, et J. Valette, « Construction et identification d'un méso-modèle pour la prédiction de la durée de vie et la résistance résiduelle des composites stratifiés », présenté à SF2M 36èmes Journées de Printemps, Paris, France, 2017.
[9] D. Caous, « Rôle de l'endommagement sur la durée de vie en fatigue des matériaux composites stratifiés : application au domaine éolien », PhD, Arts et Métiers ParisTech, France, à paraître en 2017.
[10] D. Caous, C. Bois, J.-C. Wahl, T. Palin-Luc, et J. Valette, « A method to determine composite material residual tensile strength in the fibre direction as a function of the matrix damage state after fatigue loading », *Compos Part B: Eng*, vol. submited.
[11] J. Payan, « Etude du comportement de composites stratifiés sous chargement statique et de fatigue », PhD, Université Aix-Marseille II, France, 2004.
[12] Y. Thollon, « Analyse du comportement à rupture de composites stratifiés constitués de plis tissés sous chargements statique et de fatigue », PhD, Université Aix-Marseille II, France, 2009.
[13] C. Hochard, S. Miot, et Y. Thollon, « Fatigue of laminated composite structures with stress concentrations », *Composites Part B: Engineering*, vol. 65, p. 11‑16, oct. 2014.